

Влияние анизотропии физико-механических свойств на кинетику трещин в аустенитных сталях

Н. А. Махутов, И. В. Макаренко, Л. В. Макаренко

Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Проведено расчетно-экспериментальное исследование физико-механических свойств структурно-неоднородных сварных материалов. Для сталей аустенитного класса получены расчетные зависимости распределения полей упругопластических деформаций в сварном соединении с учетом анизотропии механических свойств материала и кинетики остаточных сварочных напряжений. Изучены функциональные зависимости коэффициентов интенсивности деформаций для поверхностных разноориентированных полуэллиптических трещин в материале при различных условиях нагружения.

Ключевые слова: анизотропия свойств, структурная неоднородность, свободно ориентированная трещина, сварное соединение.

При разработке энергетического оборудования целесообразно в дальнейшем учитывать влияние кинетики полей остаточных напряжений на напряженно-деформированное состояние неоднородных аустенитных сталей при различных видах деформирования. Методические подходы и получение расчетных уравнений позволяют определить количественную связь между внешними нагрузками и уровнем остаточных исходных напряжений в неоднородных сварных соединениях, а также рассчитать результирующие поля деформаций в сварных соединениях.

Физико-механические свойства сварного соединения зависят от методов сварки, режимов термообработки и свойств свариваемых материалов. Наличие объемных полей остаточных сварочных напряжений нарушает закономерности распределения полей упругих и упругопластических деформаций во время нагружения, изменяя величины деформаций и их распределение по объему нагружаемого элемента конструкции.

Остаточные напряжения, образовавшиеся в процессе электросварки, исследовали на исходном сварном соединении стали типа 08X18H10T методом голографической интерферометрии в сочетании с методом высверливания отверстия и методом рентгеноструктурного анализа [1–7].

Результаты голографических и рентгеноструктурных исследований по определению исходных полей остаточных напряжений практически совпадают.

Поперечные остаточные напряжения σ_{oX} в зоне сварного шва соизмеримы с величиной предела текучести материала σ_T ; с увеличением расстояния от оси шва они уменьшаются и переходят из области растяжения в область сжатия.

Функциональную зависимость изменения остаточных напряжений от координаты X на поверхности соединения можно описать [6] уравнением

$$\sigma_{oX} = \sigma_{\max o} \left[1 - \left(\frac{X}{l} \right)^2 \right] \exp \left[- \left(\frac{X}{\sqrt{2}l} \right)^2 \right], \quad (1)$$

где

$$l = \frac{1}{p_l} \frac{E\alpha}{\sigma_{\text{то}} h \rho c} \frac{g}{G}, \quad (2)$$

l – полуширина области растягивающих напряжений; $\sigma_{\max o}$ – максимальные остаточные напряжения в сварном шве; E – модуль Юнга; α – коэффициент теплового расширения; h – толщина пластины; ρ – плотность основного металла; c – удельная теплоемкость основного металла; $\sigma_{\text{то}}$ – предел текучести основного металла; g/G – погонная энергия сварки.

Получены зависимости изменения исходных остаточных напряжений в сварном соединении от уровня внешних нагрузок. На соответствующих участках зон сварного соединения величины остаточных напряжений снижаются до определенного уровня. Условный предел текучести металла соответствующей области соединения оказывается зависимым от величины этих напряжений.

Увеличение номинальных напряжений σ_n изменяет закономерность распределения σ_{oX} вдоль сварного шва.

Кинетика изменения остаточных напряжений в процессе нагружения представляется зависимостью $\sigma_{oX} = f(\bar{\sigma}_n)$, где $\bar{\sigma}_n = \sigma_{ni} / \sigma_{ti}$ – относительное номинальное напряжение только от внешней нагрузки при $\bar{\sigma}_{oX} = \sigma_{oX} / \sigma_{ti}$. Для металла сварного шва имеем

$$\bar{\sigma}_{oX} = \bar{\sigma}_{ou} [1 - \alpha_\sigma (\bar{\sigma}_n)^2], \quad (3)$$

где $\bar{\sigma}_{ou}$ – максимальное относительное остаточное напряжение; α_σ – эмпирический коэффициент, $\alpha_\sigma \approx 1$. При этом считается, что максимальное исходное значение остаточного напряжения по ширине шва практически не изменяется.

На линии сплавления и в перпендикулярном направлении от сварного шва зависимость $\bar{\sigma}_{oX} = f_1(X/l, \bar{\sigma}_n)$ описывается с достоверной точностью уравнением

$$\bar{\sigma}_{oX} = \left[1 - \left(\frac{X}{l} \right)^2 \right] [0,8 - 0,6\bar{\sigma}_n], \quad (4)$$

где X – координата по оси с началом на линии сплавления и направлением перпендикулярно сварному шву по поверхности образца; l – полуширина области растягивающих остаточных напряжений.

Следует отметить, что уравнения (3) и (4) достаточно хорошо коррелируют с экспериментальными результатами в области положительных растягивающих напряжений. Построение кривых изменения относительных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{oX}$ от относительных номинальных напряжений

$\bar{\sigma}_H$ позволяет определить значения внешних нагрузок, при которых остаточные напряжения в соответствующих зонах исчезают.

Расчет локального распределения деформаций по описанной ранее [7] методике свидетельствует о необходимости учета полей остаточных напряжений, которые присутствуют в момент нагружения. Для учета влияния кинетики σ_{oX} на напряженно-деформированное состояние нагружаемого сварного соединения целесообразно ввести поправку на напряжение в соответствующих уравнениях для описания распределения упругопластических деформаций в i -й зоне [7] в виде функции

$$\sigma_{ni}^* = \sigma_H + \sigma_{oX_i} = \sigma_H + f_2(X, \sigma_H). \quad (5)$$

В работе также изложен метод расчетно-экспериментального исследования характеристик физико-механической и структурной неоднородности по объему сварных соединений. На базе экспериментальной информации и данных, приведенных в литературных источниках [8–10], построена математическая модель формирования механических свойств в сварном массиве для сталей аустенитного класса типа 08X18H10T и 12X18H10T. Предложены расчетные зависимости определения пространственных полей упругопластических деформаций в исследуемых соединениях с учетом анизотропии свойств и кинетики остаточных сварочных напряжений.

Исследования проводились на стыковых соединениях аустенитных нержавеющей сталей 08X18H10T и 12X18H10T толщиной 0,025...0,13 м. Сварное соединение стали 12X18H10T толщиной 0,130 м имело К-образную разделку сварного шва, образцы из стали 08X18H10T – половинчатую К- и V-образную разделку шва при толщине соединений 0,025, 0,07 и 0,1 м. Толщина сварных соединений t принималась вдоль оси Y .

Распределение локальных механических характеристик на поверхности сварных соединений определялось по результатам измерений микротвердости и твердости по Бринеллю.

Система координат $OXYZ$ с центром в точке O помещена в середине сварного соединения таким образом, что плоскости OXY и OXZ являются его плоскостями симметрии. При этом ось OY проходит в середине корня сварного К-образного шва (вдоль толщины образца).

Все пластины сваривались по соответствующим технологиям сварки многопроходным швом.

Учитывая наличие осей и плоскостей симметрии сварных соединений, результаты измерений в симметричных точках представлены в виде средних значений с учетом среднеквадратичных отклонений. Среднеквадратичное отклонение характеризует рассеивание соответствующих пределов текучести и не превышает 15 МПа.

При исследовании установлено, что максимальные относительные напряжения текучести

$$(\bar{\sigma}_T)_{\max} = (\sigma_T)_{\max} / \sigma_{T0}$$

являются функцией толщины сварного шва и не зависят от координаты вдоль срединной линии.

Анализ расчетно-экспериментальных исследований показал, что функциональное распределение относительных напряжений текучести по объему сварного шва, включая его линию сплавления для сталей аустенитного нержавеющей класса, описывается уравнением вида

$$\bar{\sigma}_T = [A_1(Y/t)^2 + A_2](X/t)^2 + A_3(Y/t)^2 + A_4, \quad (6)$$

где $\bar{\sigma}_T = \sigma_T / \sigma_{T0}$; σ_T , σ_{T0} – соответственно предел текучести для точек зоны соединения и основного металла. Значения коэффициентов A_i , где $i=1, 2, 3, 4$, для сталей 08X18H10T и 12X18H10T приведены в таблице.

Значения коэффициентов A_i

Сталь	A_1	A_2	A_3	A_4 при t (мм)			
				25	70	100	130
08X18H10T	4,66	-1,58	-1,53	1,96	1,61	1,61	-
12X18H10T	4,66	-28,10	-1,53	-	-	-	1,90

Аналогично из анализа полученных результатов было записано уравнение распределения $\bar{\sigma}_T$ в зоне термического влияния сварного шва для соответствующих сталей:

$$\bar{\sigma}_T = [B_1(Y/t)^2 + B_2][(X/t) + B_3]^2 + 1, \quad (7)$$

где B_i ($i=1, 2, 3$) – коэффициенты, зависящие от тех же многочисленных параметров сварки, что и A_i , т.е. они являются функциями технологических режимов и характеристик сварки, исходного физико-механического состояния и геометрии свариваемых материалов. При этом коэффициенты B_i в каждом конкретном случае могут быть определены из тех же граничных условий на поверхности соединения, что и коэффициенты A_i .

По результатам испытания микрообразцов (диаметр 3 и 5 мм и длина рабочей части 15 и 25 мм), вырезанных из различных зон сварного соединения, получены функциональные распределения относительного сужения при разрушении ψ_k и предела прочности σ_b по всему объему сварных соединений.

В случае определения условий разрушения сварных соединений при упругопластических циклических и статических нагружениях важно знать функциональное распределение объемных полей интенсивности упругопластических деформаций в массиве соединений с учетом анизотропии его физико-механических свойств. Для инженерных расчетов интенсивность полей упругопластических деформаций можно определять по критериям [7]

$$\bar{e}_j = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\bar{e}_1 - \bar{e}_2)^2 + (\bar{e}_1 - \bar{e}_3)^2 + (\bar{e}_2 - \bar{e}_3)^2}, \quad (8)$$

где $\bar{e}_i = e_i/e_{то}$; $\bar{e}_j = e_j/e_{то}$ ($j = 1, 2, 3$); $e_{то}$ – деформация на пределе текучести основного металла; $\bar{e}_2 = \bar{e}_3 = \mu\bar{e}_1$; μ – коэффициент Пуассона; $\mu_n = 0,5 - 0,2[1 + \bar{G}_T(\bar{e}_{in} - 1)]/\bar{e}_{in}$.

Уругопластические деформации на участке $z_i^* \leq z_i \leq l_i - z_i^*$ при линейной аппроксимации диаграммы деформирования распределяются согласно [7] по закону

$$e_1 = e_{zi} = \frac{\sigma_{ni}}{G_{ii}} - \sigma_{ii}^{(0)} \left(\frac{1}{G_{ii}} - \frac{1}{E_i} \right) \times \left\{ 1 + \left[\left(\frac{\pi}{4} + \frac{(1+2\gamma)\alpha_\chi}{3\sqrt{3}\bar{Z}_i(1+\gamma)} \right) - 1 \right] \left(1 - \frac{G_{ii}}{E_i} \right) \frac{G_{ii-1}}{E_{i-1}} \right\}, \quad (9)$$

где σ_{ni} – номинальное приложенное напряжение с учетом начальных остаточных сварочных напряжений; E_i , G_{ii} , $\sigma_{ii}^{(0)}$ – соответственно осредненный модуль упругости, упрочнения и предел текучести по объему поперечной прослойки толщиной ΔZ согласно уравнению (7); \bar{Z}_i – отношение ширины рассматриваемой зоны к толщине оболочки; $\gamma = (D/d + 1)/2$; обозначения остальных параметров использованы из [7].

Получены функциональные зависимости размахов коэффициентов интенсивности деформаций для поверхностных разноориентированных полуэллиптических трещин от размахов уругопластических деформаций в поверхностной точке по их контуру с учетом остаточных напряжений и анизотропии свойств металла для трех моделей нагружения:

$$(\Delta \bar{K}_{1e}^{*(k)})_\Phi = \frac{\left[(2\pi r^*)^{p_{ui}^{(k)}} - e_m^{-2m/(1+m_k)} \right]}{f\left(\frac{r^*}{a^*}\right)^{p_{ke}^{(k)}}} \times (\Delta \bar{e}_{jz} \sin^2 \beta^*) \left\{ 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{b}{t}\right)^2 \right] (1 - \sin \Phi)^2 \right\} \times \frac{1}{\left[\left(\frac{b}{a}\right)^2 \cos^2 \Phi + \sin^2 \Phi \right]^{-1/4} \left[\frac{100}{58} \left(\frac{b}{t}\right)^{0,5} \right]}; \quad (10)$$

$$(\Delta \bar{K}_{2e}^{*(k)})_\Phi = \frac{\left[(2\pi r^*)^{p_{ui}^{(k)}} - e_m^{-2m/(1+m_k)} \right]}{f\left(\frac{r^*}{a^*}\right)^{p_{ke}^{(k)}}} \times$$

$$\times \frac{(\Delta \bar{e}_{jz} \cos \beta^* \sin \beta^*) b \cos \Phi \left\{ 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \Phi)^2 \right\}}{(b^2 \cos^2 \Phi + a^2 \sin^2 \Phi)^{1/4} a^{1/2} \left[\frac{100}{58} \left(\frac{b}{t} \right)^{0,5} \right]}; \quad (11)$$

$$(\Delta \bar{K}_{3e}^{*(k)})_{\Phi} = \left[\frac{(2\pi r^*)^{p_{ui}^{(k)}} - e_m^{-2m/(1+m_k)}}{f\left(\frac{r^*}{a^*}\right)^{p_{ke}^{(k)}}} \right] \times$$

$$\times \frac{(\Delta \bar{e}_{jz} \cos \beta^* \sin \beta^*) a \sin \Phi \left\{ 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \Phi)^2 \right\}}{(b^2 \cos^2 \Phi + a^2 \sin^2 \Phi)^{1/4} a^{1/2} \left[\frac{100}{58} \left(\frac{b}{t} \right)^{0,5} \right]}. \quad (12)$$

Таким образом, появляется возможность уточненного определения эквивалентного коэффициента интенсивности деформации для расчета ресурса оборудования с учетом анизотропии механических свойств, структурной неоднородности, геометрии сварки и кинетики остаточных напряжений.

Резюме

Проведено розрахунково-експериментальне дослідження фізико-механічних характеристик структурно-неоднорідних зварних матеріалів. Для сталей аустенітного класу отримано розрахункові залежності розподілу полів пружно-пластичних деформацій у зварному з'єднанні з урахуванням анизотропії механічних характеристик і кінетики залишкових зварних напружень. Розглянуто функціональні залежності коефіцієнтів інтенсивності деформацій для поверхневих різноорієнтованих напівеліптичних тріщин у матеріалі за різних умов навантаження.

1. Труфяков В. И., Кудрявцев Ю. Ф. К расчетной оценке влияния внешнего нагружения на релаксацию остаточных сварочных напряжений // Автомат. сварка. – 1988. – № 1. – С. 7 – 9.
2. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.
3. Антонов А. А. Остаточные напряжения в сварном соединении пластин из магниевого сплава // Современные проблемы сварки. – М.: Ин-т пробл. материаловедения, 1984. – С. 105 – 110.

4. Уманский Я. С. Рентгенография металлов и полупроводников. – М.: Металлургия, 1969. – 312 с.
5. Серенсен С. В., Шнейдерович Р. М., Гусенков А. П. и др. Прочность при малоцикловом нагружении. – М.: Наука, 1975. – 285 с.
6. Wu X. R. The effect of welding residual stress on brittle fracture of plates with surface cracks // Eng. Fract. Mech. – 1984. – **19**, No. 3. – P. 427 – 439.
7. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
8. Махутов Н. А., Макаренко И. В., Макаренко Л. В. Кинетика полей остаточных напряжений в неоднородных аустенитных сталях при упруго-пластическом деформировании // Завод. лаб. – 1999. – **65**, № 4. – С. 40 – 44.
9. Труфяков В. И., Дворецкий В. И., Михеев П. П. и др. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках. – Киев: Наук. думка, 1988. – 237 с.
10. Прочность сварных соединений элементов строительных конструкций / Под ред. А. Я. Бродского: Тр. ЦНИИ строительных конструкций им. Кучеренко. – 1975. – Вып. 40. – 143 с.

Поступила 21. 06. 2003